

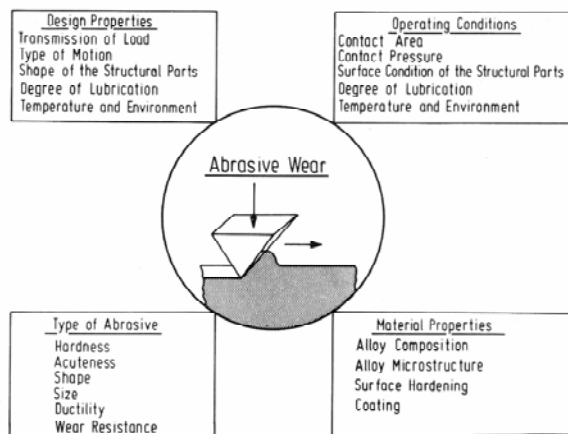
### 3. DESGASTE ABRASIVO

El desgaste por indentación puede ser definido como el desgaste debido a la penetración de partículas duras o asperezas superficiales de un cuerpo de oposición duro en la superficie de un cuerpo sólido mas suave en contacto por deslizamiento. Dependiendo del tribosistema, el desgaste puede ser causado por una combinación de los cuatro mecanismos básicos de desgaste: abrasión, adhesión, fatiga superficial y reacción triboquímica. Con frecuencia, el daño superficial por la acción de surcamiento de los sólidos es llamado desgaste abrasivo, ya que la abrasión es este caso es el principal mecanismo de desgaste. Así que la abrasión es el mecanismo mas importante en este capítulo, y entonces *desgaste por surcamiento o indentación* es igualado a *desgaste abrasivo*.

Un modo especial de desgaste puede resultar de una combinación de abrasión y fatiga superficial, *erosión*. El desgaste erosivo es aquel en el cual partículas sólidas o líquidas chocan sobre una superficie sólida; este tipo de desgaste será discutido en el capítulo 6.

Los procesos de desgaste abrasivo son tradicionalmente divididos en desgaste de dos cuerpos y desgaste de tres cuerpos, de acuerdo a la Figura 2.4. Algunas veces se utilizan otras clasificaciones para el desgaste abrasivo: gouging, abrasión de alto esfuerzo y abrasión de bajo esfuerzo. Gouging ocurre cuando partículas muy grandes actúan como abrasivo causando el desprendimiento de grandes cantidades de material; el desgaste abrasivo de alto esfuerzo se caracteriza por la fractura de las partículas abrasivas durante el proceso de desgaste, mientras que en el desgaste de bajo esfuerzo, las partículas abrasivas no se fracturan.

La resistencia al desgaste abrasivo no es una propiedad intrínseca de los materiales, sino que mas bien depende del tribosistema. En la Figura 2.38 se presentaron las pérdidas de material por desgaste en dos tribosistemas diferentes, en la cual se mostró que la cantidad de desgaste entre dos materiales puede ser muy diferente si se utilizan diferentes aparatos para el ensayo. La Figura 3.1 algunos factores importantes que influyen la cantidad de desgaste abrasivo en la práctica. La influencia de las propiedades del material y los factores microestructurales es la parte central, particularmente en contacto deslizante seco o sin lubricar. Al incrementar la profundidad de indentación de las partículas abrasivas, las propiedades de volumen del material se vuelven mas importantes para la resistencia al desgaste.



El objetivo de un análisis teórico de interacciones complicadas entre partículas abrasivas y superficies en desgaste, es una predicción cuantitativa para tribosistemas muy simples. La ventaja general de los modelos que se obtienen es la identificación de los factores mas importantes que influyen la fricción y el desgaste.

**Figura 3.1 Factores de un sistema tribológico que influyen el desgaste abrasivo.**

#### 3.1 Mecanismo de Desgaste

Como ya se mencionó anteriormente, la abrasión será considerada como el mecanismo principal en este capítulo acerca de desgaste por indentación. Otro requisito para la presente

discusión, es que las partículas abrasivas sean mas duras que el material en desgaste, es decir, el desgaste ocurre a alto nivel de acuerdo a la Figura 2.12.

Nuestro entendimiento teórico de desgaste abrasivo se basa en los procesos físicos distinguidos en las Figura 2.13 y 2.14, micro-surcamiento, micro-corte, micro-fatiga y micro-agrietamiento. Se ha propuesto una expresión simple para el volumen de material removido durante la abrasión de dos cuerpos por la acción de una partícula abrasiva cónica:

$$\frac{W_v}{s} = \frac{2 \cdot \tan \alpha}{\pi} \cdot \frac{F_N}{H} \quad (3-1)$$

donde  $W_v$  es la pérdida de volumen debido al desgaste,  $s$  es la distancia de deslizamiento,  $F_N$  la carga normal de la partícula cónica,  $H$  la dureza de la superficie en desgaste  $\alpha$  el ángulo de ataque de la partícula abrasiva (ver Figura 2.16). El primer factor de la ecuación (3-1) depende de la geometría de la partícula abrasiva y puede ser reemplazado por un coeficiente de desgaste conduciendo a una ecuación conocida como *Ley de Desgaste de Archard*:

$$\frac{W_v}{s} = k_{ab} \cdot \frac{F_N}{H} \quad (3-2)$$

o con  $A$  como el área de desgaste y la presión de superficie  $p = F_N/A$  se obtiene una intensidad lineal de desgaste, ecuación (2-1):

$$W_{v/s} = k_{ab} \cdot \frac{p}{H} \quad (3-3)$$

Una condición para la validez de la ecuación (3-1) es que ocurra micro-corte ideal, es decir, que todo el material desplazado de un surco sea removido de una sola pasada de la superficie. Es bien reconocido, sin embargo, que esto solo puede ser considerado como el límite superior para materiales dúctiles como los metales puros, aleaciones metálicas endurecidas por solución sólida o aceros recosidos. El desgaste de materiales frágiles puede sobrepasar sustancialmente este límite superior, debido a micro-agrietamiento. El factor clave para la predicción del desgaste abrasivo es el coeficiente de desgaste abrasivo  $k_{ab}$ , el cual depende de la forma, tamaño, tipo y distribución de las partículas abrasivas, de las propiedades del material en desgaste, y del modo de interacción entre partículas abrasivas y material en desgaste. De resultados experimentales se han deducido valores de  $k_{ab}$  entre  $10^{-2}$  y  $10^{-3}$ , los valores mas bajos han sido encontrados en desgaste de tres-cuerpos y los mayores en desgaste de dos-cuerpos.

Se ha sugerido que para cada material hay un ángulo crítico de ataque, y que las partículas abrasivas con un ángulo de ataque menor que el valor crítico  $\alpha_c$  no remueven el material desplazado del surco generado. El ángulo de ataque es definido como el ángulo entre la cara frontal de una partícula abrasiva en contacto y la superficie en desgaste  $\alpha_c$  ha sido medido para varios materiales de manera experimental, obteniéndose un rango entre  $45^\circ$  para cobre y  $85^\circ$  para aluminio. En la práctica se observa una transición gradual del proceso de surcamiento al de corte con el aumento del ángulo de ataque. Se ha determinado que el ángulo crítico de ataque es determinado principalmente por el coeficiente de fricción entre las superficies en contacto, y además, el endurecimiento por deformación de un material produce un aumento en el valor del ángulo crítico de ataque. El coeficiente de desgaste abrasivo  $k_{ab}$  generalmente incluye un factor de probabilidad para la distribución de ángulos de ataque durante el proceso de abrasión de muchas partículas sobre una superficie. De esta manera, solo una cantidad de todas las partículas abrasivas es capaz de remover material. Por ejemplo, en un papel abrasivo de carburo de silicio, solo el 50% de los granos remueven material en cada pasada. Además de una distribución de ángulos de ataque, se espera una

distribución de tamaños y tamaños en las partículas abrasivas. Se ha propuesto el uso de una relación de profundidad a amplitud de un surco de desgaste como una equivalencia para el ángulo crítico de ataque en el caso de partículas abrasivas esféricas. Se han detectado pérdidas de desgaste mucho mayores para partículas angulares que para partículas esféricas. Como una alternativa para el ángulo crítico de ataque, la transición de deformación plástica a formación de rebabas puede ser descrita por una profundidad crítica de penetración  $h_c$  de un indentador o partícula esférica de radio  $R$ , de acuerdo a esto, la formación de rebabas o fragmentos de desgaste ocurre si la relación  $h_c/R$  sobrepasa el valor crítico dado por

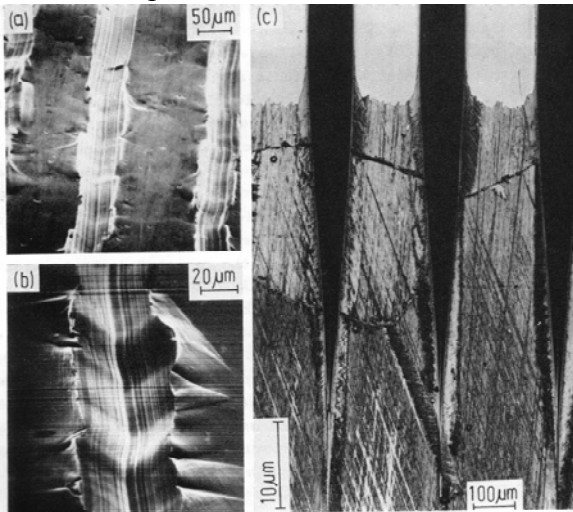
$$\frac{h_c}{R} = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{2 \cdot \tau}{p_y} \right) \quad (3-4)$$

y si se utiliza un coeficiente de fricción debido a la adhesión  $\mu_{ad}$  se tiene la ecuación:

$$\frac{h_c}{R} = \frac{1}{2} (1 - 2 \cdot \mu_{ad}) \quad (3-5)$$

donde  $\tau$  es la resistencia al corte en el área de contacto y  $p_y$  es la presión de flujo del material en desgaste. Como ejemplo, para partículas de corundum deslizándose en hierro en una atmósfera de aire,  $\mu_{ad}$  puede ser estimado aproximadamente como 0.2, lo cual produce un valor de  $h_c/R$  de 0.3. La profundidad de penetración crítica ha sido utilizada para explicar el efecto del tamaño de partícula sobre las pérdidas de material por desgaste.

El modelo del ángulo crítico de ataque  $\alpha_c$  tiene dos desventajas principales para calcular las pérdidas por desgaste: (i) no existe una transición definida de micro-surcamiento a micro-corte cuando  $\alpha_c$  es sobrepasado, sino que la transición es gradual, (ii)  $\alpha_c$  no está relacionado directamente a la fracción de volumen de un surco de desgaste eliminado como fragmentos de desgaste. Este último punto es crucial para la cantidad de material eliminado por desgaste. A continuación se mencionan modelos que cuantifican los fragmentos de desgaste como una fracción del volumen total del surco producido.



Se ha observado durante la abrasión de metales suaves que solo una proporción del volumen de un surco de desgaste producido por una partícula abrasiva es eliminada como fragmentos de desgaste; el resto del volumen del surco es plásticamente desplazado a las orillas del surco, como se muestra en la Figura 3.2

**Figura 3.2** Surcos de desgaste en (a) Al, (b) Fe-38Ni-6Al y (c) surcos causados por diamante con 2 N de carga a través de secciones puntiagudas (3°) de latón  $\beta$ .

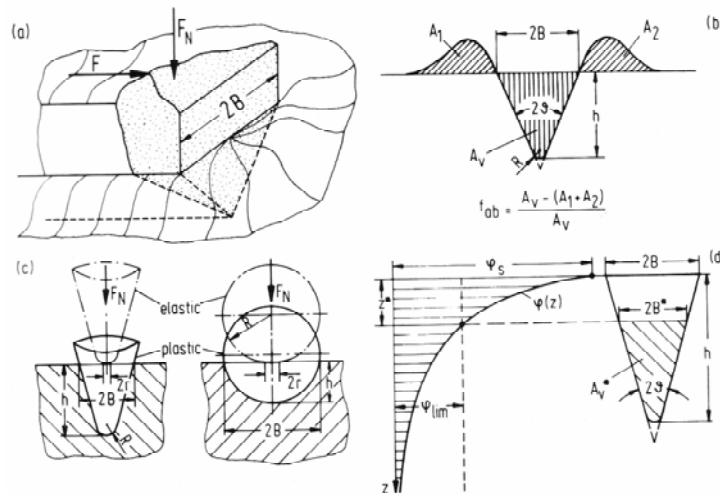
En ensayos de una sola ralladura, la relación de volumen de material removido como fragmentos de desgaste al volumen del surco producido, puede ser descrita como la fracción  $f_{ab}$  que es definida como:

$$f_{ab} = \frac{A_v - (A_1 + A_2)}{A_v} \quad (3-6)$$

donde  $A_v$  es el área del surco medida a través de toda su sección transversal y  $(A_1 + A_2)$  son las áreas del material empujado por deformación plástica a las orillas del surco. De esta definición,

se deduce que el micro-surcamiento ideal resulta en  $f_{ab} = 0$  y el micro-corte ideal en  $f_{ab} = 1$ . El micro-agrietamiento ocurre solo en materiales frágiles y produce valores de  $f_{ab} > 1$ ; se han medido valores de  $f_{ab}$  experimentalmente en alrededor de 30 materiales en secciones afiladas obteniéndose valores entre 0.15 y 1.

La Figura 3.3 muestra un modelo simple para describir teóricamente la interacción entre una partícula abrasiva y la superficie en desgaste. Empezando con la suposición común de que el volumen no cambia durante la deformación plástica, la deformación verdadera es dada por el logaritmo natural de la relación de las áreas de deformación de inicio y final de la penetración de una partícula abrasiva.



**Figura 3.3 Modelo teórico para calcular la relación de micro-corte a micro-surcamiento por valores de  $f_{ab}$ :**

- (a) deformación plástica alrededor de una partícula abrasiva penetrante en contacto deslizando con una superficie en desgaste,
- (b) sección transversal de un surco y la definición del valor de  $f_{ab}$ ,
- (c) contacto elástico e indentación plástica de partículas cónicas y esféricas sobre la superficie en desgaste,
- (d) deformación  $\varphi$  debido a la penetración de la partícula abrasiva, como una función de la profundidad  $z$  por debajo de la superficie desgastada.

La deformación debido a la partícula penetrante es sobrepuesta en la deformación de corte debido al contacto deslizando y la formación de una rebaba. La deformación compleja que resulta puede ser descrita en una forma simplificada como:

$$\varphi_s = 2 \cdot \ln\left(\frac{B}{r}\right)^2 \quad (3-7)$$

donde  $\varphi_s$  y  $B$  son la deformación y la mitad del ancho del surco respectivamente. Al inicio de la penetración, hay un área de diámetro  $2r$  (Fig. 3.3c) debido a contacto elástico. El radio de contacto  $r$  puede ser calculado utilizando las ecuaciones Hertzianas (esfera sobre un plano, ec. (1-9)).

$$r = 1.11 \left( \frac{F_N \cdot R}{E} \right)^{1/3} \quad (3-8)$$

donde  $F_N$  es la carga normal,  $E$  el módulo de Young ( $E_1=E_2$ ,  $\nu_1=\nu_2=0.3$ ) y  $R$  el radio de la punta de la partícula abrasiva.

La relación entre la mitad de la amplitud del surco  $B$  y la profundidad  $h$  del mismo está dada por:

- (a) para una partícula muy puntiaguda (radio de la punta cero o  $h \gg R$ ) con un ángulo de cuña  $2\mathcal{G}$ , por

$$B = h \cdot \tan \mathcal{G} \quad (3-9)$$

- (b) para una partícula cónica, donde puede ser utilizado el ángulo de ataque  $\alpha$

$$B = h \cdot \cot \alpha \quad (3-10)$$

- (c) para una partícula esférica

$$B = \sqrt{h(2R - h)} \quad (3-11)$$

Para la ralladura de una pirámide de diamante con un ángulo de ataque de  $90^\circ$ , la mitad del ancho del surco puede ser estimada de:

$$B = \frac{F_N \cdot \tan \mathcal{G}}{C \cdot H} \sqrt{1 - 10\mu^2} \quad (3-12)$$

donde  $\mu$  es el coeficiente de fricción durante el deslizamiento tangencial de la partícula abrasiva sobre la superficie en desgaste. En contacto deslizante, la amplitud del surco es mayor que en contacto estático (ver ec. (1-35)). El factor  $C$  es aproximadamente 10 para muchos metales puros tales como Cu, Ni, o Fe y puede ser evaluado de:

$$C = 5 \frac{H_{def}}{H} \quad (3-13)$$

donde  $H$  y  $H_{def}$  son respectivamente la dureza del material en desgaste en modo no deformado y en estado deformado debido a la acción abrasiva. De las ecuaciones (3-7), (3-8), (3-12) y (3-13) se puede estimar la deformación superficial efectiva  $\varphi_s$ . Para una partícula abrasiva puntiaguda, tal como la ralladura de un diamante:

$$\varphi_s = 2 \cdot \ln \left[ \frac{(F_N)^{1/3} \cdot E^{2/3} \sqrt{1 - 10\mu^2} \cdot \tan \mathcal{G}}{6.16 H_{def} R^{2/3}} \right] \quad (3-14)$$

la deformación  $\varphi(z)$  por debajo de la superficie desgastada puede ser descrita en forma simplificada por

$$\varphi(z) = \varphi_s \cdot \exp\left(-\frac{\beta \cdot z}{h}\right) \quad (3-15)$$

donde  $\beta \geq 1$  es un factor que depende del comportamiento al endurecimiento por deformación del material en desgaste.

De acuerdo a la Fig.3.3d, la capacidad de deformación  $\varphi_{lim}$  del material en desgaste durante la abrasión es sobrepasada para  $z < z^*$  por debajo de superficie. La deformación aplicada  $\varphi(z)$  es igual a  $\varphi_{lim}$  a una profundidad  $z = z^*$ . Así que de la ecuación (3-15) se obtiene:

$$z^* = \frac{h}{\beta} \cdot \ln\left(\frac{\varphi_s}{\varphi_{lim}}\right) \quad (3-16)$$

Las áreas de sección transversal  $A_v$  y  $A_v^*$  (entre  $z^*$  y  $h$ , ver Fig. 3.3d) pueden ser calculadas para una partícula abrasiva para la cual  $R$  tiende a cero:

$$A_v = \frac{B \cdot h}{2} \tag{3-17}$$

$$A_v^* = \frac{B^*(h - z^*)}{2} \tag{3-18}$$

utilizando la suposición de que una cantidad de material igual al área  $A_v^*$  solo puede ser plásticamente empujado hacia las orillas del surco mientras  $\varphi(z) < \varphi_{lim}$ . De las ecuaciones (3-9) y (3-6) se obtiene que:

$$A_v^* = A_1 + A_2 \tag{3-19}$$

$$\frac{A_1 + A_2}{A_v} = \left( \frac{h - z^*}{h} \right)^2 \tag{3-20}$$

$$f_{ab} = 1 - \left( \frac{h - z^*}{h} \right)^2 \tag{3-21}$$

y de la ecuación (3-16):

$$f_{ab} = 1 - \left[ 1 - \frac{1}{\beta} \ln \left( \frac{\varphi_s}{\varphi_{lim}} \right) \right]^2 \tag{3-22}$$

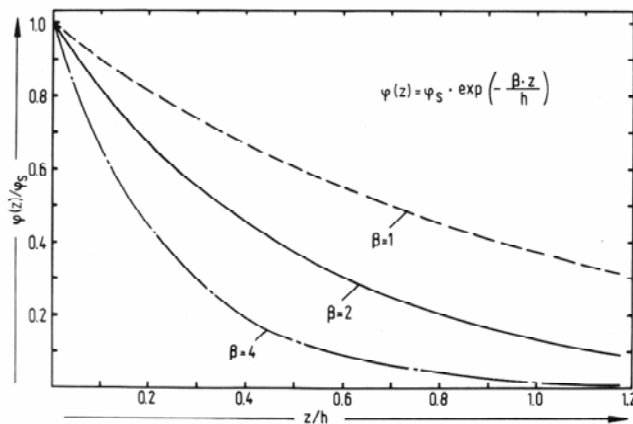
La ecuación (3-22) puede resultar en valores negativos para  $f_{ab}$  en el caso de materiales que exhiben valores extremadamente bajos de  $\varphi_{lim}$ . Esto contrasta con la definición de  $f_{ab}$  y es salvado al considerar los términos entre paréntesis como los dos primeros términos de una serie infinita del tipo  $e^x$ ; de esta manera se obtiene:

$$f_{ab} = 1 - \exp \left[ -\frac{2}{\beta} \ln \left( \frac{\varphi_s}{\varphi_{lim}} \right) \right] \tag{3-23}$$

La ecuación (3-23) puede ser utilizada para todos los casos de  $\varphi_s \geq \varphi_{lim}$ . Para  $\varphi_s < \varphi_{lim}$  el modelo produce  $f_{ab} = 0$  de acuerdo a la Fig. 5.3d. Una profundidad de penetración crítica  $h_c$  puede ser definida por  $\varphi_s = \varphi_{lim}$ , es decir, el micro-surcamiento domina para  $h < h_c$ . Esta profundidad crítica  $h_c$  puede ser calculada para una partícula abrasiva puntiaguda utilizando la ecuación (3-7), (3-8) y (3-9):

$$h_c = \frac{1.11}{\tan \vartheta} \left( \frac{F_N \cdot R}{E} \right)^{1/3} \cdot \exp \left( \frac{\varphi_{lim}}{4} \right) \tag{3-24}$$

Que conclusiones se pueden obtener de la ecuación anterior?, la Figura 3.4 muestra la distribución de deformación plástica durante la abrasión como una función de profundidad por debajo de la superficie desgastada. La disminución de la deformación al aumentar la profundidad depende fuertemente del valor del factor  $\beta$ .

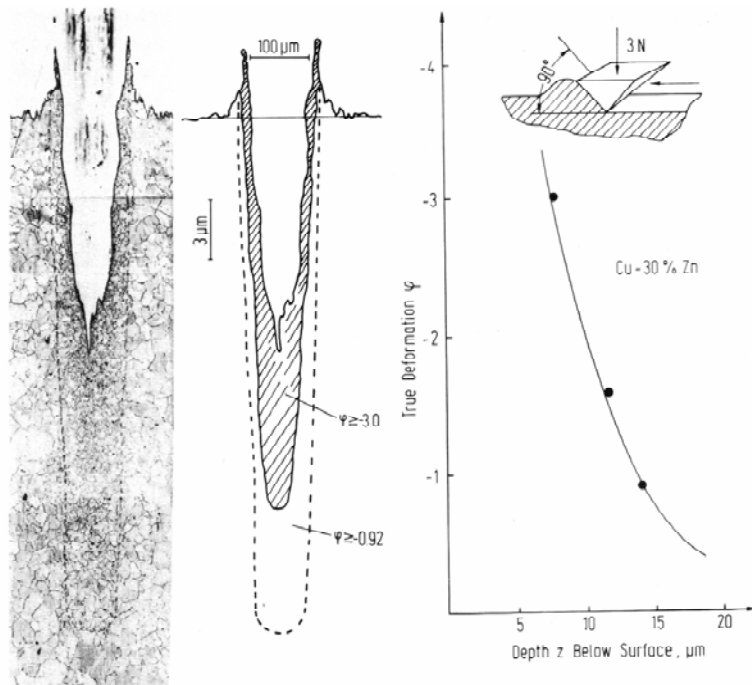


**Figura 3.4** Relación de deformación  $\varphi(z)$  a la deformación de la superficie  $\varphi_s$  para diferentes valores de  $\beta$  como una función de la relación de profundidad  $z$  a la penetración total  $h$ .

La caída teórica de la deformación por debajo de la superficie desgastada puede ser comparada con los resultados experimentales en latón Cu-30%Zn. Los campos de deformación alrededor de los surcos de desgaste causados por una ralladura de diamante se han calculado a partir del tamaño de los granos recristalizados en la zona plástica. La Figura 3.5 muestra una sección transversal de un surco después de una recristalización parcial en la zona plástica (tamaño de grano fino) y la caída de la deformación por debajo del fondo del surco.

La Figura 3.5 indica que la disminución de la deformación hacia abajo de la superficie es descrita satisfactoriamente por la ecuación (3-15) con un valor de  $\beta$  de cerca de 1. La deformación medida experimentalmente disminuye mas suavemente para  $z/h > 1$  que la predicha teóricamente, es decir,  $\beta$  parece ser menor que 1 para valores mas grandes de  $z/h$ . Los experimentos en Cu-30Zn utilizando partículas abrasivas con diferentes ángulos de ataque exhibieron una mayor profundidad para la zona plástica debajo de un surco al disminuir el ángulo de ataque; esto significa que un ángulo de ataque pequeño produce una mayor área de deformación plástica, mientras que ángulos grandes producen el desprendimiento de rebabas o fragmentos de material con menos deformación en el surco producido. De aquí se deduce que el valor de  $\beta$  o la distribución de la deformación depende de las propiedades de endurecimiento por deformación del material en desgaste, y también

de los parámetros del sistema tales como ángulo de ataque y forma de las partículas abrasivas.



**Figura 3.5 deformación alrededor de un surco de desgaste en un latón Cu-30Zn medida por un método de recristalización.**

La Figura 3.6 muestra como afectan el valor  $f_{ab}$  las variables: dureza, relación de capacidad de deformación a deformación efectiva de la superficie, disminución del factor  $\beta$ , y relación de profundidad de penetración al radio de la punta de la

partícula abrasiva, de acuerdo al modelo teórico. Generalmente, hay una relación entre algunas de esas propiedades, por ejemplo, la dureza y la capacidad de deformación del material en desgaste. Por ello, los diagramas presentados muestran la dependencia solo de manera cualitativa. El modelo teórico predice que el valor de  $f_{ab}$  incrementa con la dureza del material en desgaste, esto ha sido experimentalmente confirmado y será mostrado en la Figura (3.22). la principal razón de esta dependencia parece ser la disminución de la capacidad de deformación al aumentar la dureza. El aumento de la capacidad de deformación durante la abrasión produce un aumento en el valor de  $f_{ab}$ . Para una relación dada de deformación efectiva de la superficie a capacidad de deformación, los valores de  $f_{ab}$  disminuyen al incrementar el factor  $\beta$ . Reacuérdesse que un incremento en el valor de  $f_{ab}$  significa un aumento en la relación de micro-corte a micro-surcamiento.

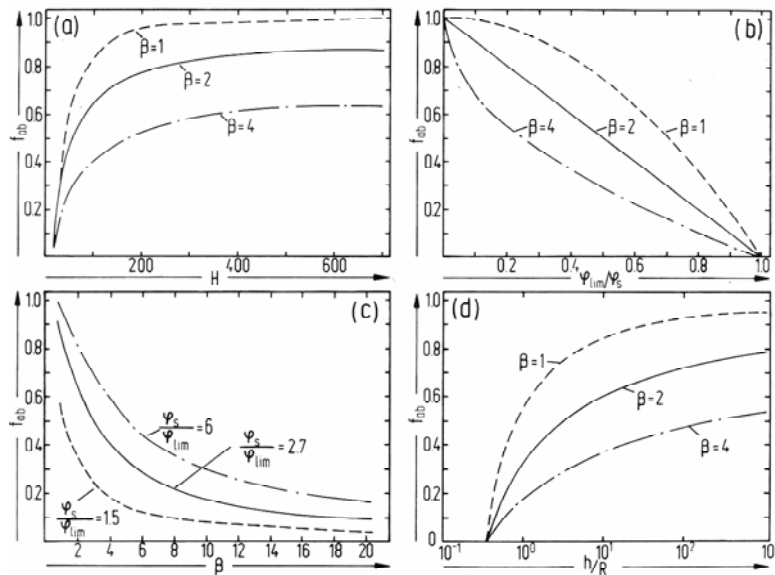


Figura 3.6 Valores teóricos de  $f_{ab}$  en función de las propiedades del tribosistema como: a) la dureza  $H$  del material en desgaste, b) la relación de la capacidad de deformación  $\varphi_{lim}$  del material en desgaste a la deformación de la superficie  $\varphi_s$ , c) el coeficiente de endurecimiento por deformación  $\beta$  del material en desgaste, y d) la relación de la profundidad de penetración  $h$  al radio de la punta  $R$  del indentador.

Generalmente, los valores de  $f_{ab}$  aumentan al incrementar la relación profundidad de penetración a radio de la punta de la partícula abrasiva. Esta dependencia ha sido confirmada experimentalmente en algunos materiales y es presentada en la Figura 3.7. Esta figura también muestra que los valores de  $f_{ab}$  aumentan con el seno del ángulo de ataque en un rango de hasta  $90^\circ$  con una buena aproximación. La dependencia de  $f_{ab}$  del ángulo de ataque concuerda con el modelo teórico debido a la influencia implícita del coeficiente de fricción.

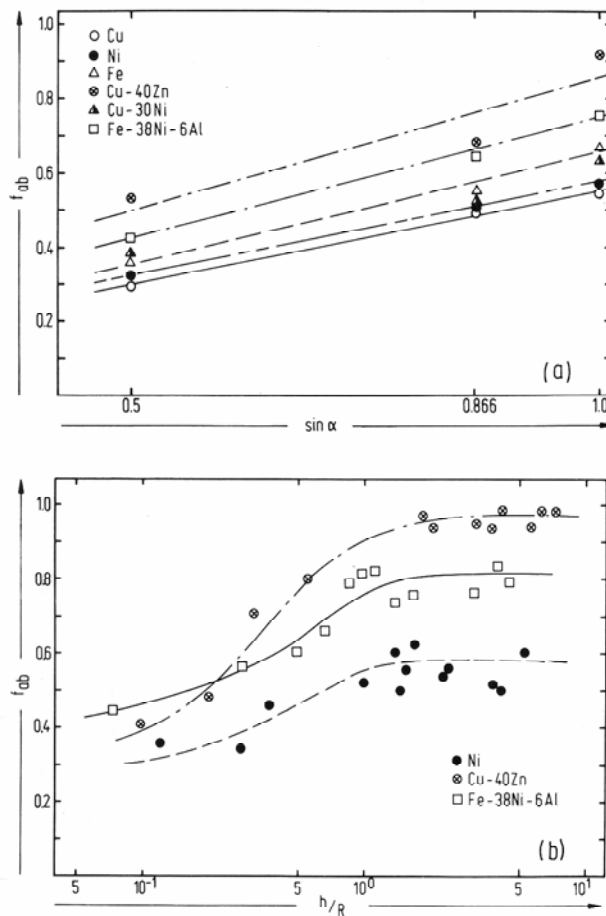


Figura 3.7 Valores experimentales de micro-corte a micro-surcamiento ( $f_{ab}$ ) en función de las propiedades del tribo-sistema como: a) el ángulo de ataque  $\alpha$  de partículas abrasivas con una punta de radio de  $10 \mu\text{m}$ , un ángulo de cuña  $2\theta$  de  $130^\circ$  y una carga de  $2 \text{ N}$ , b) la relación de la profundidad de penetración  $h$  al radio  $R$  de la punta de un diamante con un ángulo de ataque de  $90^\circ$ , con radios de la punta entre  $5$  y  $25 \mu\text{m}$  y cargados entre  $0.25$  y  $5 \text{ N}$ .

En estudios de medición del coeficiente de fricción durante la abrasión de diferentes materiales como una función del ángulo de ataque, se ha demostrado que el coeficiente de fricción incrementa con el seno del ángulo de

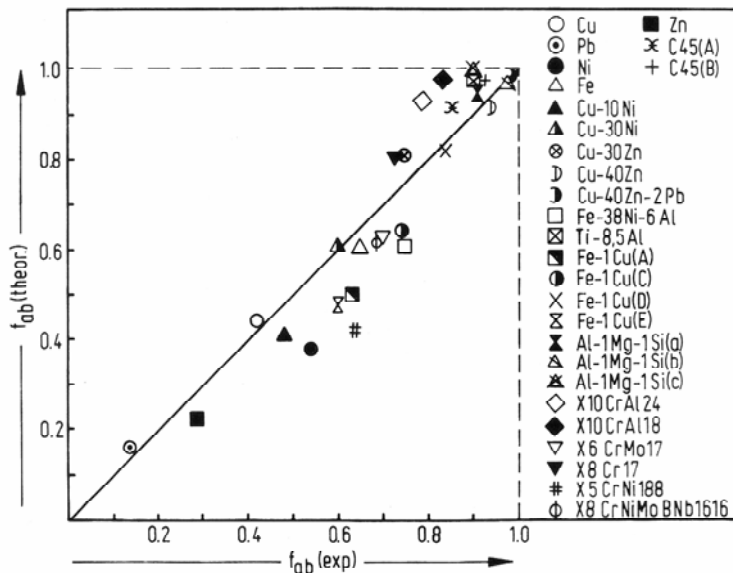


ataque en buena concordancia, siempre que que la contribución de la adhesión sea pequeña. De aquí se desprende que las ecuaciones (3-12), (3-14) y (3-15) predicen un incremento en la amplitud del surco, en la deformación efectiva de la superficie y en los valores de  $f_{ab}$  al aumentar el ángulo de ataque de las partículas abrasivas. Las partículas abrasivas redondeadas producen valores de  $f_{ab}$  menores que los arrojados por partículas mas angulares.

La Figura 3.8 compara valores teóricos de  $f_{ab}$  calculados de las ecuaciones (3-14) y (3-23) con valores de  $f_{ab}$  medidos en 27 materiales diferentes. Los valores de  $\phi_{lim}$  han sido obtenidos por ensayos del rolado en frío de esos materiales como primera aproximación. El coeficiente de endurecimiento por deformación  $\beta$  se calculó mediante la ecuación:

$$\beta = \sqrt[3]{\frac{H_{def}}{H}} \tag{2-25}$$

donde  $H_{def}$  es la dureza de la estructura altamente deformada, medida en fragmentos de desgaste y  $H$  es la dureza de la estructura del material no deformado.



**Figura 3.8** Valores teóricos de  $f_{ab}$  contra valores experimentales medidos por ralladura de un diamante con un ángulo de ataque de 90°, una punta de radio de 8  $\mu\text{m}$  y una carga de 2 N.

Considerando la dispersión normal de los datos experimentales que han sido utilizados en el cálculo y la dispersión de los valores experimentales de  $f_{ab}$ , hay una buena concordancia entre los valores teóricos y experimentales.

El modelo-  $f_{ab}$  es muy útil para estimar las pérdidas por desgaste debido a la acción combinada de micro-surcamiento y micro-corte durante la abrasión. La intensidad de desgaste volumétrico  $W_{v/s}$ , que no es mas que el valor de las pérdidas volumétricas por desgaste  $W_v$ , dividido por la distancia total de deslizamiento  $s$ , puede ser calculada de:

$$W_{v/s} = f_{ab} \cdot A_v \tag{3-26}$$

donde  $A_v$  es el área de la sección transversal del surco. De la ecuación (3-2) se obtiene el coeficiente de desgaste  $k_{ab}$  como:

$$k_{ab} = f_{ab} \cdot \frac{A_v \cdot H}{F_N} \tag{3-27}$$

Por simplicidad, el área de la sección transversal del surco puede ser aproximada por un área trapezoidal mas un área semi-circular, ver Figura 3.3b :

$$A_v = \frac{B^2 - R^2}{\tan \vartheta} + \frac{\pi \cdot R^2}{2} \tag{3-28}$$

y utilizando las ecuaciones (3-12) y (3-13) se obtiene :

$$W_{v/s} = f_{ab} \left[ \frac{F_N}{5H_{def}} \sqrt{1-10\mu^2} + \frac{R^2}{\tan \vartheta} \left( \frac{\pi \cdot \tan \vartheta}{2} - 1 \right) \right] \quad (3-29)$$

La ecuación (3-29) está bien soportada por datos experimentales de ensayos abrasivos mediante una ralladura de una pirámide de diamante. Ambos valores,  $f_{ab}$  y pérdidas por desgaste están influenciados por el coeficiente de fricción durante la abrasión como lo predicen las ecuaciones (3-14) y (3-29).

Se ha propuesto evaluar el coeficiente de fricción como la suma de los términos de adhesión  $\mu_{ad}$  y del término de surcamiento  $\mu_{sr}$  :

$$\mu = \mu_{ad} + \mu_{sr} \quad (3-30)$$

Esta simple superposición de las diferentes contribuciones a la fricción pueden ser utilizadas mientras un término sea pequeño comparado con el otro. Generalmente, el término de adhesión es sustancialmente mas pequeño que el término de surcamiento durante la abrasión de minerales. El término de surcamiento del coeficiente de fricción puede ser calculado como:

$$\mu_{sr} = \frac{\tau_c \cdot A}{F_N} \quad (3-31)$$

Como una cruda aproximación, el área deformada plásticamente por una partícula abrasiva de forma piramidal está dada por:

$$A = \frac{B^2 \text{sen} \alpha}{\tan \vartheta} \quad (3-32)$$

donde  $B$  es la mitad del ancho del surco,  $\alpha$  el ángulo de ataque y  $\vartheta$  la mitad del ángulo que forma la cuña (ver Fig. 3.3). La resistencia al corte  $\tau_c$  puede ser evaluada aproximadamente por:

$$H_{def} = K \cdot \tau_c \quad (3-33)$$

donde  $K$  depende del número de sistemas de deslizamiento disponibles y puede ser influenciado por la textura de la superficie (anisotropía cristalina).  $K$  es cerca de 5 para metales cúbicos pero depende de la orientación del cristal y puede ser mayor que 5 para metales hexagonales. La mitad del ancho del surco puede ser estimada de la ecuación (3-12) utilizando un coeficiente de fricción promedio:

$$B^2 = \frac{2}{5} \frac{F_N \cdot \tan \vartheta}{H_{def}} \quad (3-34)$$

De la suposición que el cargado normal sobre una partícula abrasiva con una punta de radio  $R$  y ángulo de ataque de  $90^\circ$  se realiza en un área de  $0.5\pi R^2$ , obtenemos:

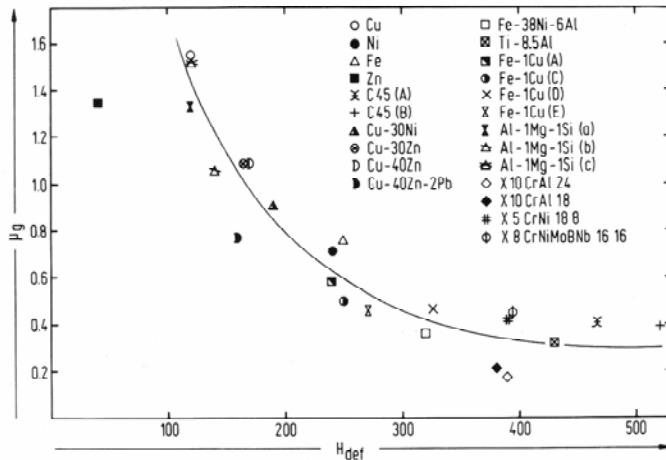
$$\mu_{sr} = \frac{4}{5\pi K} \frac{F_N \text{sen} \alpha}{R^2 H_{def}} \quad (3-35)$$

Esto nos indica que el término de surcamiento del coeficiente de fricción disminuye fuertemente con el incremento en la dureza de la estructura altamente deformada del material en desgaste. La ecuación (3-35) ha sido soportada por estudios de fricción en los cuales se utilizó el surcamiento de una pirámide de diamante. De acuerdo con el modelo teórico, el término de surcamiento del coeficiente de fricción disminuyó al aumentar la dureza de la estructura deformada de varios materiales, Figura 3.9.

Parece, sin embargo, que la ecuación (3-35) sobreestima ligeramente la influencia del radio de la punta. La Figura 3-10 compara valores teóricos calculados por la ecuación (3-35) utilizando  $K=5$  con valores experimentales de los coeficientes de fricción. Hay una buena correlación entre los valores experimentales de los coeficientes de fricción y los valores calculados del modelo.

La Figura 3.11 compara valores teóricos de la resistencia al desgaste volumétrica evaluada de las ecuaciones (3-14), (3-23), (3-29) y (3-35) con valores experimentales de ensayos de ralladura

de diamante. Considerando la dispersión normal de los datos, hay una buena correlación entre el modelo teórico y los resultados experimentales.

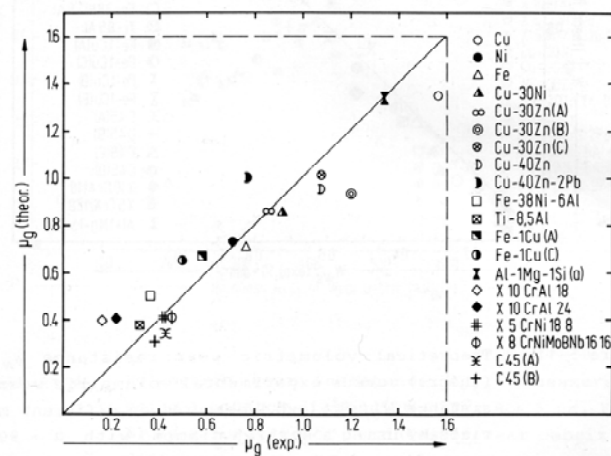


**Figura 3.9** Coeficiente de fricción medido en la superficie de diferentes materiales pulidos electrolyticamente contra la dureza de la estructura deformada (fragmentos de desgaste). Ensayados por ralladura de un diamante de  $\alpha = 90^\circ$ ,  $2\theta = 120^\circ$ ,  $R = 8 \mu\text{m}$  y una carga de 2 N.

Los resultados que se presentan en la Figura 3.12 demuestran claramente que la resistencia al desgaste volumétrica de un lote de materiales diferentes, es decir, el recíproco de la intensidad volumétrica de desgaste,  $W_{v/s}$ , no puede ser descrita solo por la dureza  $H_{def}$  del material deformado. A un valor dado de dureza, puede presentarse una gran diferencia en resistencia al desgaste.

Se puede obtener un mejoramiento sustancial en la predicción de la resistencia al desgaste abrasivo utilizando el cociente de dureza de los materiales altamente deformados, es decir, de los fragmentos de desgaste, y sus valores de  $f_{ab}$ , los cuales pueden ser calculados de la ecuación (3-23) o medidos experimentalmente.

**Figura 3.10** Valores teóricos del coeficiente de fricción  $\mu_g$  debido a surcamiento contra valores experimentales de diferentes materiales, medidos durante la rayadura de un diamante de ángulo  $\alpha=90^\circ$ , un radio de la punta de  $8 \mu\text{m}$  y una carga de 2 N.



La Figura 3.13 muestra las ventajas de utilizar valores de  $f_{ab}$  así como de dureza para predecir la resistencia al desgaste.

Durante el desgaste por la acción de muchas partículas abrasivas, la micro-fatiga puede sobresalir al micro-corte y micro-surcamiento. La parte de material de un surco empujada a las orillas del surco por micro-surcamiento, es desprendida por las siguientes partículas abrasivas. Esto puede ocurrir en una sola pasada de la siguiente partícula, o más generalmente, por fatiga del material deformado debido a muchas partículas abrasivas (Fig. 2-14). El material se desprende cuando se excede el límite de fatiga. El número  $N_f$  de pasadas partículas abrasivas produce un desprendimiento de material por fatiga que puede ser estimado utilizando una ecuación conocida como la relación de *Manson-Coffin*.

De la Figura 3.3d y la ecuación (3-15) se deduce que la parte del material estresado por el micro-surcamiento es deformada al menos en una sola pasada por

$$\varphi = \varphi_s \cdot e^{-\beta} \quad (3-36)$$

y además el límite de fatiga descrito por  $N_f$  es dado por

$$N_f = \frac{1}{2} \left( \frac{\varphi_{lim} \cdot e^{\beta}}{\varphi_s} \right)^m \quad (3-37)$$

donde  $m$  es el exponente de fatiga, el cual está entre 1.4 y 2 para un ensayo de fatiga de deformación controlada en probetas estándar. Las pérdidas de desgaste volumétrico debido al surcamiento, corte y fatiga divididos por la distancia de deslizamiento son obtenidas:

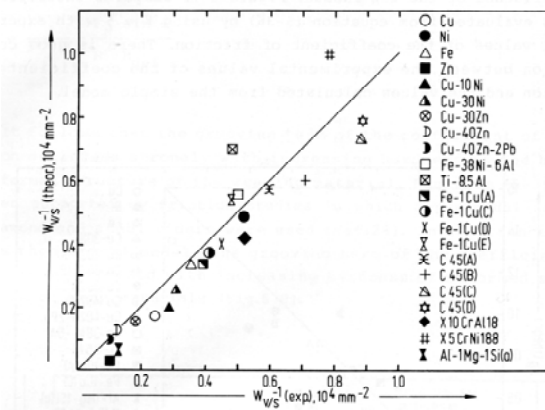
$$W_{v/s} = W_{v/s}(\text{surcamiento} + \text{corte}) + W_{v/s}(\text{fatiga}) \quad (3-38)$$

$$W_{v/s} = f_{ab} A_v + (1 - f_{ab}) A_v \frac{N}{N_f} \quad (3-39)$$

donde el límite de fatiga alcanzado cuando el número de pasadas  $N$  se hace igual a  $N_f$ . El área de la sección transversal  $A_v$  del surco es dada por la ecuación (3-28). Utilizando las ecuaciones (3-29) y (3-37), finalmente se obtiene:

$$W_{v/s} = \left\{ f_{ab} + (1 - f_{ab}) \cdot 2N \left( \frac{\varphi_s}{\varphi_{lim} \cdot e^{\beta}} \right) \right\}^m \left[ \frac{F_N}{5 \cdot H_{def}} \sqrt{1 + 10\mu^2} - \frac{R^2}{\tan \vartheta} \left( 1 - \frac{\pi \cdot \tan \vartheta}{2} \right) \right] \quad (3-40)$$

donde  $N \leq N_f$ . El número de pasadas hasta el límite de fatiga depende de las propiedades del material en desgaste, tales como su capacidad de deformación  $\varphi_{lim}$ , su coeficiente de endurecimiento por deformación  $\beta$  y también de la deformación superficial externamente aplicada  $\varphi_s$  como función del tribosistema.



**Figura 3.11 Resistencia al desgaste (volumétrica) teórica contra valores experimentales medidos en diferentes materiales utilizando la rayadura de un diamante de ángulo  $\alpha=90^\circ$ , un radio de la punta de  $8 \mu\text{m}$  y una carga de  $2 \text{ N}$ .**

En adición al micro-surcamiento, al micro-corte y a la micro-fatiga, el micro-agrietamiento debe ser considerado en el desgaste abrasivo de los materiales frágiles. Los principios básicos de la mecánica de la fractura por indentación han sido revisados en la sección 1.2.3. La penetración de una

partícula dura en un a superficie sólida frágil puede producir agrietamiento en contacto estático así como en contacto deslizante. Las reglas de la mecánica lineal de la fractura pueden ser utilizadas ventajosamente para estimar las condiciones limitantes para el inicio del agrietamiento. El grado de agrietamiento depende de la tenacidad de fractura del material estresado, de las condiciones de carga, y del tamaño y forma de las partículas penetrantes. Es frecuente encontrar en los materiales “muescas internas” en forma de micro-grietas, poros, inclusiones o grandes carburos, o grafito esférico o laminar en aleaciones metálicas, lo cual concentra los esfuerzos aplicados externamente. Los esfuerzos resultantes pueden ser de una o dos órdenes de magnitud mayores que los esfuerzos aplicados en un campo de esfuerzos elásticos.

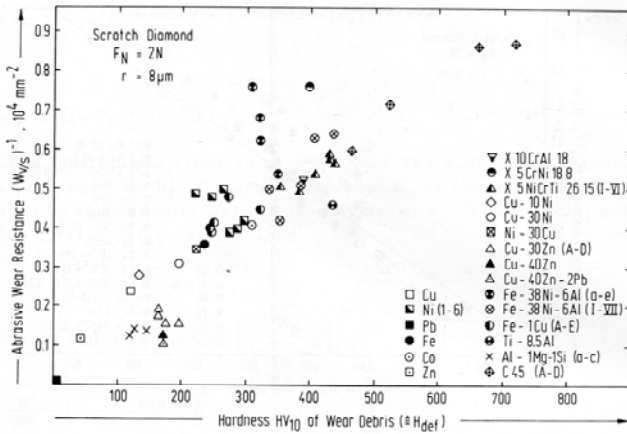


Figura 3.12 Resistencia al desgaste volumétrica medida por la rayadura de un diamante ( $\alpha=90^\circ$ ,  $R=8 \mu\text{m}$ ,  $F_N=2 \text{ N}$ ) en función de la dureza de los fragmentos de desgaste, para diferentes materiales.

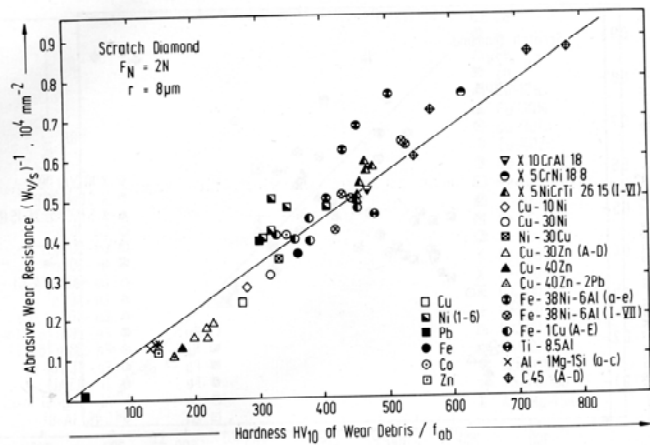


Figura 3.13 Resistencia al desgaste volumétrica medida por la rayadura de un diamante ( $\alpha=90^\circ$ ,  $R=8 \mu\text{m}$ ,  $F_N=2 \text{ N}$ ) en función de la relación de dureza de los fragmentos de desgaste a los valores de  $f_{ab}$  de diferentes materiales.

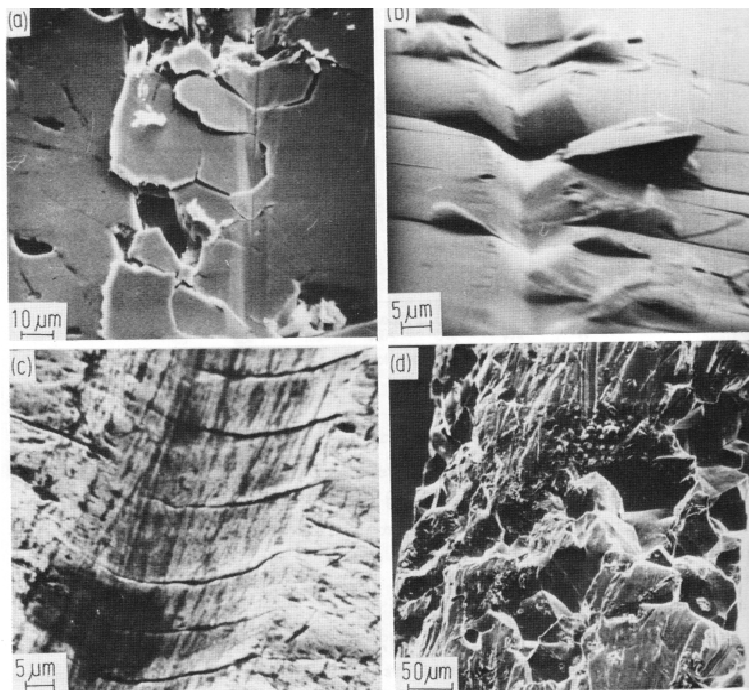


Figura 3.14 MEB del microagrietamiento en diferentes materiales debido a abrasión: (a) , (b) hierro gris desgastado por el deslizamiento de un diamante cargado por una fuerza normal de 2 y 3 N, (c) Zinc desgastado a  $-198^\circ\text{C}$  en nitrógeno líquido por una punta de acero con un ángulo de ataque de  $60^\circ$  y una carga de 2 N, y (d) acero endurecido con 0.9%C desgastado por partículas de SiC en un papel abrasivo con una presión de contacto nominal de 12.5 MPa.

La Figura 3.14 muestra diferentes etapas del micro-agrietamiento de las superficies desgastadas. Este fenómeno fue favorecido por la presencia de grafito laminar en hierro gris, por bajas temperaturas en zinc, y límites de grano frágiles en acero endurecido.

La contribución de micro-agrietamiento a las pérdidas por desgaste de materiales mas frágiles puede ser estimada utilizando una forma simplificada de un modelo de propagación de grietas causado por partículas abrasivas en deslizamiento. Las ilustraciones de este modelo se presentan en la Figura 3.15.

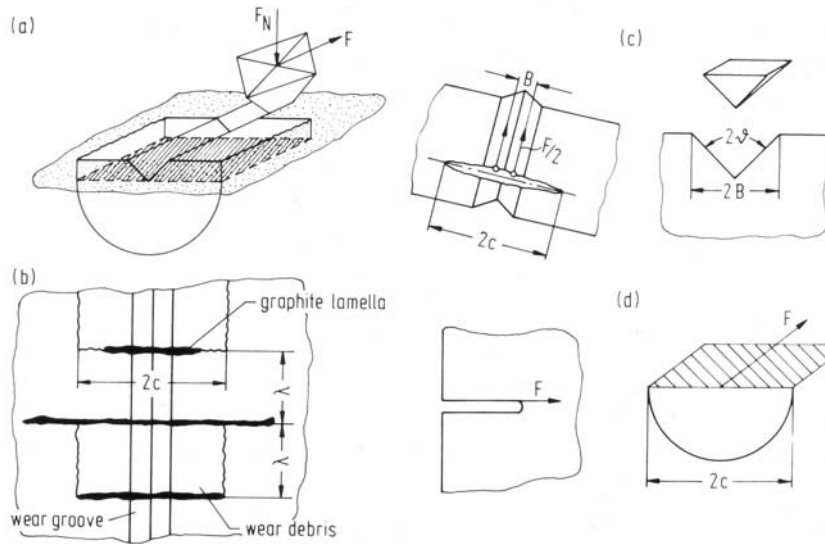


Figura 3.15 modelos de condiciones de carga y forma de las grietas generadas durante el desgaste abrasivo en hierro gris:

- (a) Partícula abrasiva produciendo una grieta paralela a la superficie
- (b) Fragmentos de desgaste que se forman entre las láminas de grafito de distancia  $\lambda$  (vista superior),
- (c) Grieta semi-circular formada debido a la carga normal,
- (d) Fuerzas de fricción produciendo una grieta, a una profundidad igual a la profundidad de penetración de la partícula abrasiva la cual se propaga paralela a la superficie desde una lámina de grafito a la siguiente.

La mitad del ancho  $c$  de una grieta formada por indentación estática de una partícula dura puede ser calculado de la ecuación (1-38) considerando el ángulo de la partícula abrasiva igual a la mitad del ángulo del surco de desgaste. Durante el contacto deslizante, el campo de esfuerzos de una grieta perpendicular a la dirección del deslizamiento es influenciado por las fuerzas de fricción que actúan sobre las áreas inclinadas del surco. La fuerza de fricción  $F$  puede ser estimada de :

$$F = \frac{F_N \cdot \tan \rho^*}{B \cdot \text{sen} 2\vartheta} \quad (3-41)$$

De acuerdo a la Figura 3.15 la grieta de longitud  $2c$  es cargada por dos fuerzas individuales, separadas por una distancia  $B$ . El factor de intensidad de esfuerzos  $K_I$  para esta geometría de carga está dada por:

$$K_I = \frac{F_N \tan \rho^*}{B \sqrt{\pi} \cdot \text{sen} \vartheta} \left[ \frac{c}{c^2 - (B/2)^2} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3-42)$$

donde  $\rho^*$  es el ángulo de fricción,  $F_N$  es la carga normal y  $\mathcal{G}$  la mitad del ángulo del surco. Podemos obtener la longitud de la grieta de esta ecuación, cuando el factor de intensidad de esfuerzos  $K_I$  es igual a la tenacidad de fractura  $K_{IC}$ . Una simple solución se puede obtener si  $c \approx B$ , es decir, la longitud de la grieta es aproximadamente la amplitud del surco, entonces  $B$  es aproximada por:

$$B^2 = \frac{F_N}{2H} \tan \mathcal{G} \quad (3-43)$$

y

$$c \approx \frac{8}{3\pi} \cdot \frac{F_N H \cdot \tan^2 \rho^*}{K_{IC}^2 \cdot \text{sen}^2 \mathcal{G} \cdot \tan \mathcal{G}} \quad (3-44)$$

Pero si  $c \gg B$ , la mitad de la longitud de la grieta es calculada por la ecuación (3-42):

$$c \approx \frac{2}{\pi} \cdot \frac{F_N H \cdot \tan^2 \rho^*}{K_{IC}^2 \cdot \text{sen}^2 \mathcal{G} \cdot \tan \mathcal{G}} \quad (3-45)$$

Una partícula de desgaste se forma por desprendimiento de hojuelas cuando una grieta se propaga una distancia  $\lambda$  paralela a la superficie en la dirección de deslizamiento.  $\lambda$  es casi igual al camino libre promedio entre “muecas internas”, por ejemplo, hojuelas de grafito en hierro gris. El factor de intensidad de esfuerzos de una grieta propagándose paralela a la superficie de desgaste y cargada en modo II por la fuerza de fricción, es estimada por la mecánica de la fractura como:

$$K_{II} = \frac{2.6}{\pi} \cdot \frac{F_N \cdot \tan \rho^*}{B \sqrt{\lambda} \cdot \text{sen} \mathcal{G}} \quad (3-46)$$

El modo II representa una carga cortante. El valor crítico de este factor de intensidad de esfuerzos  $K_{IIC}$  puede ser diferente de  $K_{IC}$  (modo I, carga tensil).

Utilizando las ecuaciones (3-43) y (3-46) la carga crítica para el micro-agrietamiento esta dada por:

$$F_{NC} = \left( \frac{\pi}{2.6} \right)^2 \frac{\lambda \cdot K_{IIC}^2 \cdot \tan \mathcal{G} \cdot \text{sen}^2 \mathcal{G}}{2H \cdot \tan^2 \rho^*} \quad (3-47)$$

La presión crítica de contacto  $p_{crit}$  es obtenida si la carga externa está distribuida en todas las partículas durante el desgaste abrasivo de muchas partículas actuando simultáneamente:

$$p_{crit} = \left( \frac{\pi}{2.6} \right)^2 \frac{\lambda \cdot K_{IIC}^2 \cdot \tan \mathcal{G} \cdot \text{sen}^2 \mathcal{G}}{2 \cdot D_{ab}^2 \cdot H \cdot \tan^2 \rho^*} \quad (3-48)$$

Donde  $D_{ab}$  es el tamaño promedio de las partículas abrasivas. De acuerdo a este modelo, el micro-agrietamiento produce fragmentos de desgaste si la presión de contacto aplicada excede el valor crítico  $p_{crit}$ . La probabilidad de formación de fragmentos de desgaste debido a micro-agrietamiento depende de la presión de contacto aplicada y del tipo, fracción de área, tamaño, forma y orientación de las muescas internas. Esta probabilidad puede ser expresada en forma simplificada para láminas de grafito en hierro gris por:

$$\Omega = \frac{A_g}{A} \left( 1 + \frac{2l}{d} \right) \left[ 1 - \exp \left( - \sqrt{\frac{p}{p_{crit}}} \right) \right] \quad (3-49)$$

donde  $A_g/A$  es la fracción de área de las láminas de grafito,  $l$  su longitud promedio y  $d$  su espesor promedio.

El volumen de material que se desprende como fragmentos de desgaste debido al micro-agrietamiento de longitud  $\lambda$  (el espesor de la hojuela de grafito es despreciado) es simplemente dado por la longitud  $\lambda$ , una amplitud  $2c$  y un espesor igual a la profundidad de penetración de la partícula

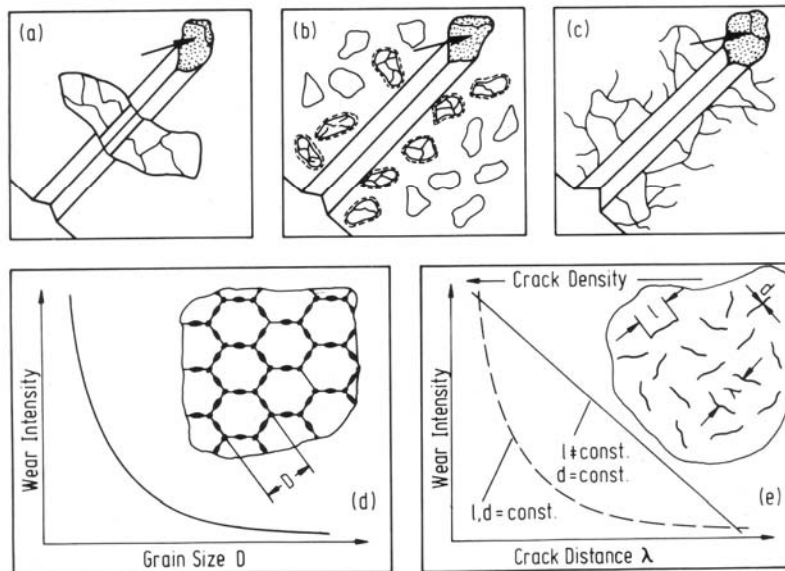
abrasiva. Así la intensidad de desgaste volumétrico  $W_{v/s}$  será evaluada utilizando las ecuaciones (3-9), (3-43) y (3-44):

$$W_{v/s} = \frac{8\sqrt{2}}{3\pi} \cdot \frac{F_N^{3/2} H^{1/2} \tan^2 \rho^*}{K_{IC}^2 \sin^2 \vartheta \cdot \tan^{3/2} \vartheta} \cdot \Omega \quad (3-50)$$

o debido a que para muchas partículas de un tamaño promedio  $D_{ab}$  actuando abrasivamente, todas las partículas soportan una parte de la fuerza externa aplicada, tenemos:

$$W_{v/s} = \frac{8\sqrt{2}}{3\pi} \cdot \frac{p^{3/2} D_{ab}^3 H^{1/2} \tan^2 \rho^*}{K_{IC}^2 \sin^2 \vartheta \cdot \tan^{3/2} \vartheta} \cdot \Omega \quad (3-51)$$

La Figura 3.16 muestra esquemáticamente diferentes tipos de micro-agrietamiento que pueden ocurrir en función de diferente microestructuras de los materiales en desgaste.



**Figura 3.16 Representación esquemática de diferentes tipos de micro-agrietamiento dependiendo de la microestructura del material:**

- agrietamiento de una fase frágil grande debido al contacto directo con la partícula abrasiva.
- Agrietamiento en y alrededor de carburos en el campo de alto esfuerzo.
- Agrietamiento debido a la propagación a través de la matriz.
- Intensidad de desgaste de una estructura conteniendo límites de grano fragilizados en función del tamaño de grano.
- Intensidad de desgaste de una estructura conteniendo grietas en función de la distancia promedio entre las grietas.

Los valores críticos de presión de contacto y las intensidades lineales de desgaste estimadas  $W_{l/s}$  (igual a  $W_{v/s}$  dividida por el área) debido a micro-agrietamiento, de acuerdo a la Figura 3.16 están dados por las siguientes ecuaciones:

Micro-agrietamiento del tipo (a), en materiales que contienen fases frágiles como grandes carburos:



$$W_{\frac{1}{s}} = \frac{d \cdot l \cdot b}{D_{ab}^2 \cdot \lambda} \left[ 1 - \exp\left(-\sqrt{\frac{p}{p_{crit}}}\right) \right] \quad (3-52)$$

donde

$$p_{crit} = \left(\frac{\pi \cdot d}{2}\right)^{\frac{3}{2}} \cdot \frac{K_{ICC}}{D_{ab}^2} \tan \vartheta \quad (3-53)$$

El agrietamiento ocurre debido al contacto directo con las partículas abrasivas.

Micro-agrietamiento del tipo (b) en materiales conteniendo fases frágiles como carburos grandes:

$$W_{\frac{1}{s}} = \frac{16}{3\pi} \cdot \frac{d \cdot l \cdot b}{\lambda^2} \cdot \frac{p \cdot H \cdot \tan^2 \rho^*}{K_{IC}^2 \sin^2 \vartheta \cdot \tan \vartheta} \left[ 1 - \exp\left(-\sqrt{\frac{p}{p_{crit}}}\right) \right] \quad (3-54)$$

donde

$$p_{crit} = \left(\frac{3}{8}\pi\right)^2 \cdot \frac{K_{IC}^4 \sin^4 \vartheta \cdot \tan^3 \vartheta}{2D_{ab}^2 H^3 \cdot \tan^4 \rho^*} \quad (3-55)$$

El agrietamiento ocurre en la zona de alto esfuerzo causado por las partículas abrasivas en deslizamiento.

Micro-agrietamiento del tipo (c), en materiales conteniendo grietas, tales como cerámicos, aceros endurecidos o grafito laminar como en hierro gris:

$$W_{\frac{1}{s}} = \frac{8\sqrt{2}}{3\pi} \cdot \frac{\lambda - d}{\lambda} \cdot \frac{p^{\frac{3}{2}} \cdot D_{ab} \cdot H^{\frac{1}{2}} \cdot \tan^2 \rho^*}{K_{IC}^2 \sin^2 \vartheta \cdot \tan^{\frac{3}{2}} \vartheta} \cdot \frac{A_g}{A} \left(1 + \frac{2l}{d}\right) \left[ 1 - \exp\left(-\sqrt{\frac{p}{p_{crit}}}\right) \right] \quad (3-56)$$

donde

$$p_{crit} = \left(\frac{\pi}{2.6}\right)^2 \cdot \frac{\lambda \cdot K_{IIC}^2 \sin^2 \vartheta \cdot \tan \vartheta}{2D_{ab}^2 H^3 \cdot \tan^{\frac{23}{4}} \rho^*} \quad (3-57)$$

El agrietamiento y desprendimiento de material ocurre debido a la propagación de las grietas en la matriz.

En estas ecuaciones se utilizan los siguientes símbolos:  $p$  presión de contacto,  $H$  dureza,  $K_{IC}$  y  $K_{IIC}$  tenacidad de fractura del modo I y II del material en desgaste,  $K_{ICC}$  tenacidad de fractura de una fase frágil (carburos),  $d$  y  $l$  amplitud y longitud de la fase frágil en el área de desgaste,  $b$  espesor (profundidad perpendicular a la superficie de desgaste) de las hojuelas de la fase frágil,  $\lambda$  la distancia promedio entre muescas internas,  $D_{ab}$  el tamaño promedio de las partículas abrasivas,  $\rho^*$  el ángulo de fricción y  $2\vartheta$  el ángulo del surco.

En la práctica, la presión efectiva de contacto puede variar sustancialmente de la presión aparente de contacto, es decir, la carga normal dividida por el área aparente de contacto. Algunos estudios han demostrado que solo cerca del 10% de las partículas abrasivas en una lija transfieren la carga total al material en desgaste en el ensayo de abrasión. No se espera que las ecuaciones (3-52) a (3-57) nos den valores exactos de la cantidad de desgaste debido a micro-agrietamiento, pero sí muestran los factores relevantes que influyen las pérdidas de material por desgaste.

Las conclusiones de este modelo que describe el micro-agrietamiento pueden ser checadas en microestructuras conteniendo grietas o límites de grano fragilizados (Figura 3.16e y 3.16d). Una

estructura con límites de grano fragilizados favorece el desprendimiento de material por la propagación de grietas intercristalinas (Figura 3.14d). La presión crítica de contacto es estimada utilizando la ecuación (3-57) donde  $\lambda$  es igual al tamaño de grano promedio  $D$  del material en desgaste:

$$p_{crit} = \left( \frac{\pi}{2.6} \right)^2 \cdot \frac{D \cdot K_{IC}^2 \cdot \sin^2 \vartheta \cdot \tan \vartheta}{2D_{ab}^2 H \cdot \tan^2 \rho^*} \quad (3-58)$$

La intensidad lineal de desgaste esta dada por:

$$W_{1/s} = \frac{8\sqrt{2}}{3\pi} \cdot \frac{D_{ab}^3}{D^2} \cdot \frac{p^{3/2} \cdot H^{1/2} \cdot \tan^2 \rho^*}{K_{IC}^2 \sin^2 \vartheta \cdot \tan^{3/2} \vartheta} \left[ 1 - \exp\left( -\sqrt{\frac{p}{p_{crit}}} \right) \right] \quad (3-59)$$

De aquí se deduce que la presión crítica de contacto incrementa al aumentar el tamaño de grano promedio y es disminuida al aumentar el tamaño de las partículas abrasivas y disminuyendo la tenacidad de fractura (aumentando la fragilidad). La intensidad lineal de desgaste debido al micro-agrietamiento debería depender recíprocamente de la raíz cuadrada del tamaño promedio de grano. Esto es demostrado esquemáticamente en la Figura 3.16d. El modelo presentado también puede ser aplicado a microestructuras presentando grietas (Figura 3.16e). El valor crítico de presión de contacto es dado por la ecuación (3-27) y  $\lambda$  es el camino promedio libre entre grietas. La intensidad lineal de desgaste puede ser estimada de la ecuación (3-56)

$$W_{1/s} = \frac{8\sqrt{2}}{3\pi} \cdot \frac{l \cdot d}{\lambda^2} \left( 1 + \frac{2l}{d} \right) \cdot \frac{p^{3/2} \cdot D_{ab} \cdot H^{1/2} \cdot \tan^2 \rho^*}{K_{IC}^2 \sin^2 \vartheta \cdot \tan^{3/2} \vartheta} \left[ 1 - \exp\left( -\sqrt{\frac{p}{p_{crit}}} \right) \right] \quad (3-60)$$

De aquí se deduce que incrementando la densidad de grietas, es decir, disminuyendo la distancia  $\lambda$  entre ellas, la presión crítica de contacto es reducida y la intensidad de desgaste es aumentada. Tienen que distinguirse dos modelos: (i) la distancia promedio  $\lambda$  varía sin cambiar la longitud  $l$  y el espesor  $d$  de las grietas, (ii) la longitud de las grietas incrementa al aumentar el valor de  $\lambda$  pero el espesor no cambia. Dependiendo del modelo, la intensidad de desgaste debería disminuir hiperbólica o linealmente al aumentar  $\lambda$ , es decir, al disminuir la densidad de grietas.

Hay algunos otros modelos en los cuales la tenacidad de fractura también es una propiedad crucial de los materiales frágiles influenciando el desgaste.

Uno de ellos explica el agrietamiento cuando se excede una deformación crítica en la superficie en desgaste. Se ha propuesto una ecuación en la cual la intensidad de desgaste es inversamente proporcional al cuadrado de la tenacidad de fractura  $K_{IC}$ :

$$W_{1/s} = k_0 \cdot \frac{\alpha_1}{\beta_1} \cdot \frac{p^{1/2} \cdot m^2 \cdot E \cdot \sigma_y \cdot p}{H^{1/2} \cdot K_{IC}^2 \cdot H} \quad (3-61)$$

donde  $k_0$ ,  $\alpha_1$  y  $\beta_1$  son factores que tienen que ser determinados experimentalmente,  $m$  es el exponente de endurecimiento por deformación,  $\sigma_y$  es el esfuerzo de cadencia,  $E$  el módulo de Young,  $H$  la dureza por indentación y  $p$  la presión de contacto aplicada.

Algunos autores han presentado la siguiente dependencia para materiales cerámicos:

$$W_{1/s} \propto \frac{p^{5/4} \cdot D_{ab}^{1/2}}{H^{1/2} \cdot K_{IC}^{3/4}} \quad (3-62)$$

En conclusión, los modelos proponen que la intensidad de desgaste depende de la tenacidad de fractura. La dureza es otra propiedad de los materiales en desgaste incluida en esos modelos. Generalmente se espera una tendencia de disminución de la tenacidad de fractura al aumentar la dureza.

La ecuación mas general para el desgaste abrasivo sería:

$$W_{\frac{1}{s}} = W_{\frac{1}{s}}(\text{surcamiento} + \text{corte}) + W_{\frac{1}{s}}(\text{fatiga}) + W_{\frac{1}{s}}(\text{agrietamiento}) \quad (3-63)$$

y una descripción general de esta ecuación sería:

$$W_{\frac{1}{s}} = \Phi_1 \cdot \frac{p}{H_{def}} \left[ f_{ab} + (1 - f_{ab}) \frac{N}{N_f} + \Phi_2 \cdot A_f \cdot D_{ab}^n \cdot \frac{p^{1/2} \cdot H_{def}^{3/2} \cdot \mu^2}{K_{IC}^2} \cdot \Omega^* \right] \quad (3-64)$$

donde

$$\Omega^* = 1 - \exp\left(-\sqrt{\frac{p}{p_{crit}}}\right) \quad (3-65)$$

$\Phi_1$ ,  $\Phi_2$  son constantes geométricas que dependen de la forma de las partículas abrasivas.  $A_f$  es la fracción de área o densidad de muescas internas,  $n$  es igual a 1 para grietas e igual a 3 para límites de grano que actúan como muescas.  $D_{ab}$  es el tamaño de las partículas abrasivas,  $\mu$  el coeficiente de fricción,  $p$  la presión aplicada,  $K_{IC}$  la tenacidad de fractura,  $N$  el número de pasadas de desgaste y  $N_f$  el límite de fatiga del material. Los detalles pueden ser evaluados de las ecuaciones (3-40) y (3-51) o (3-52) a (3-57), respectivamente.

La Figura 3.17 muestra la resistencia al desgaste en función de la dureza de los materiales, considerando los mecanismos del modelo  $f_{ab}$  y la capacidad de deformación, respectivamente.

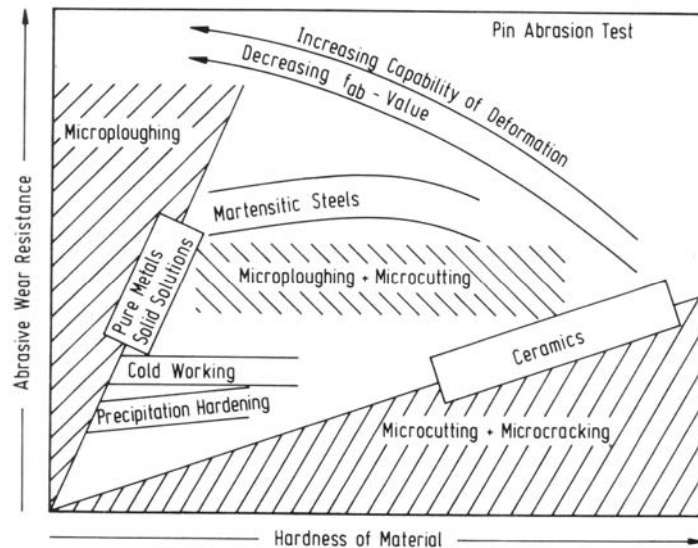


Figura 3.17 representación esquemática de la resistencia al desgaste abrasivo contra la dureza de los materiales.